

점화제 연소율이 강내탄도의 NDP에 미치는 영향

성형건* · 장진성** · 유승령** · 오석환** · 최동환* · 노태성*

Effect of Igniter's Burning Rate on Negative Differential Pressure of Interior Ballistics

Hyung-Gun Sung* · Jin-Sung Jang** · Seung-Young Yoo** · Seok-Hwan Oh**
· Dong-Whan Choi* · Tae-Seong Roh*

ABSTRACT

The appearance of the negative differential pressure(NDP), in which the shot base pressure is higher than the breech pressure, indicates that a potential damage on the gun system is increased. In order to safeguard the gun system, the igniter must be designed to minimize the NDP during the firing process. From this reason, the effect of igniter's burning rate on the NDP of the interior ballistics has been investigated through the numerical simulations. The NDP has been increased with increment of the coefficient in the burning rate of the igniter. A sudden change of the chamber pressure has been shown in case of using a singular coefficient.

초 록

화포에서 탄저 압력이 포미 압력 보다 높은 역압력 구배가 발생하면 화포에 잠재적인 충격이 증가하는 것으로 알려져 있다. 화포의 안전성을 확보하기 위해 발사 과정에서 이 역압력 구배를 최소화시키는 설계가 필요하다. 이에 수치 해석을 통해 점화제 연소율이 역압력 구배에 미치는 영향을 조사하였다. 점화제 연소율 상수가 증가할수록 역압력 구배는 증가하였고, 특정 연소율 계수에서 급격한 압력 변동이 발생하였다.

Key Words: Interior Ballistics(강내탄도), Gas-Solid Flow(기체-고체 유동), Negative Differential Pressure(역압력 구배)

1. 서 론

최근에는 화포의 성능을 향상시키기 위해서

APFSDS탄이나 CTA탄 등을 개발하고 있다. 그러나 이들 탄은 약실 내에 압력파가 생성되어 포신에 구조적인 문제를 일으킬 수 있는 경우가 발생할 수 있는 것으로 알려져 있다. 이에 미국, 일본 등의 국가에서 압력파의 생성 원인과 감소 방안을 분석하기 위해 강내탄도에 관한 연구를

* 인하대학교 항공우주공학과

** 인하대학원 항공우주공학과

† 교신저자, E-mail: tsroh@inha.ac.kr

수행 중에 있다[1-4]. 강내탄도(Interior Ballistics)는 화포의 약실 내에서 탄약의 화학에너지가 탄자의 운동에너지로 전환되는 일련의 과정으로 수십 msec 동안에 내부의 복잡한 기체-고체 이상유동(two-phase flow), 고체추진제의 연소, 탄자 이동이 일어나므로 실험을 통한 연구에서는 계측 장비의 한계와 안전성 문제로 인한 제약이 있다. 이에 미국, 프랑스, 일본 등에서는 다차원 이상유동을 해석하는 강내탄도 코드를 개발하였고 이를 사용하여 강내탄도의 초기 점화 특성과 관련한 연구를 수행 중에 있다[1-4].

국내에서는 1차원 강내탄도 해석 코드를 이용하여 포미와 초기탄저 사이의 압력차인 (NDP, negative differential pressure)의 발생 원인에 대한 수치적 연구를 수행하였고, 점화기 길이가 NDP를 생성시키는 주요한 원인임을 확인하였다[5]. 이 연구에서는 점화기 길이 변화만을 하나의 변수로 고려하였을 뿐 점화기의 약실을 해석하거나 점화제 주입구 위치에서의 약실 압력의 영향을 전혀 고려하지 않았다. 최근들어 성형건등이 점화기 해석 모델을 포함한 축대칭 2차원 강내탄도 해석 코드를 개발하여 초기 점화 특성을 연구하였으나, 다양한 추진제 형상이 아닌 구형의 추진제만을 사용하여 수행하였다는 한계가 있다[6]. 또한, 점화제의 연소 특성과의 관계에 대한 조사는 수행하지 않았다. 이에 본 연구에서는 점화제의 연소 특성이 NDP에 미치는 영향에 관해 조사하였고 이를 위해 축대칭 2차원 강내탄도 전산해석 코드를 사용하였다. 또한, 점화제 연소 특성과 장약의 형상과의 관계를 분석하기 위해 누감형(원통형), 중성형(단공형), 누진형(7공형) 연소 면적을 가진 3가지 추진제 형상에 대해 수치 해석을 수행하였다.

2. 강 내 탄 도

2.1 강내탄도의 지배방정식

강내탄도는 화포의 약실 내에서 장약인 과립형 고체추진제가 점화가스에 의해 점화 및 연소 되고, 생성된 연소가스의 압력에 의해 탄자가 가속되어 포구를 이탈하는 일련의 과정이다[1, 7].

강내탄도는 약실 내에서 고체추진제 연소와 이동이 동시에 일어나는 기체-고체의 이상유동이다. 이에 다분산 이상유동을 해석할 수 있는 Eulerian-Lagrangian 접근법을 사용하여 이상유동을 해석하였다[5-7].

강내탄도에서 연속상의 지배방정식은 고체추진제를 고려하기 위해 기체 차지하는 부피를 의미하는 기공률(α)을 Euler 방정식에 도입한 식을 사용한다. 본 연구에서는 Baer&Nunziato가 개발한 지배방정식을 이용하였으며 다음과 같다 [3, 5-7].

$$\frac{\partial(\alpha\rho)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha\rho\vec{u}) = \dot{m} + \dot{m}_{ig} \quad (1)$$

$$\frac{\partial(\alpha\rho u)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha\rho u \vec{u}) = -\alpha\nabla p + \dot{m} \vec{u}_p - \vec{f} \quad (2)$$

$$\frac{\partial(\alpha E)}{\partial t} + \nabla \cdot \{ \alpha(e+p)\vec{u} \} = -\vec{f} \cdot \vec{u}_p + \dot{m} \left(e_p + \frac{p}{\rho_p} + \frac{\vec{u}_p \cdot \vec{u}_p}{2} \right) + \dot{m}_{ig} e_{ig} - q_p \quad (3)$$

$$\frac{\partial(\alpha\rho Y)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha\rho Y\vec{u}) = \dot{m}_Y \quad (4)$$

2.2 강내탄도 구성방정식

분산상의 지배방정식인 Eq. 5는 고체추진제에 의한 항력(interphase drag)과 고체상 간의 충돌인 intergranular stress를 통해 계산한다[6, 7]. 과립형 고체추진제의 항력은 관내 고체입자에 의한 압력 손실을 측정할 실험식을 사용하며 본 연구에서는 Ergun이 개발한 Eq. 6을 사용하였다. Intergranular stress는 Gough 등이 강내탄도를 해석하기 위해 개발한 Eq. 7을 사용하였다[1, 3, 7].

$$\frac{Du_p}{Dt} = D_p \times (u_f - u_p) - \nabla \sigma \quad (5)$$

$$D_p = \frac{1}{\rho_p} \left\{ 150 \frac{\mu_f(1-\alpha)}{\alpha d_p^2} + 1.75 \frac{\rho_f |u_f - u_p|}{d_p} \right\} \quad (6)$$

$$\sigma = \rho_p \frac{a_1^2}{g_0} \alpha_0^2 \left(\frac{1}{\alpha} - \frac{1}{\alpha_0} \right) \quad (7)$$

고체추진제의 열전달은 Gough가 강내탄도 해석에 사용한 Eq. 8-13을 통해 계산하였다[1, 3, 7]. 여기서 고체추진제의 표면온도인 T_p 가 점화 온도에 도달할 때까지는 점화되지 않는 것으로 하였다.

$$q_p = n_p S_p q \quad (8)$$

$$q = h_t (T_g - T_p) \quad (9)$$

$$Nu_p = \frac{h_t d_p}{k_f} = 2 + 0.4 Re_p^{2/3} Pr^{1/3} \quad (10)$$

$$Pr = \frac{4\gamma}{9\gamma - 5} \quad (11)$$

$$T_p = T_{po} - \frac{2}{3} \frac{h_t H}{k_p^2} + \left[\left(T_{po} - \frac{2}{3} \frac{h_t H}{k_p^2} \right)^2 + \frac{4}{3} \frac{h_t T_g H}{k_p^2} - T_{po}^2 \right] \quad (12)$$

$$\frac{dH}{dt} = \alpha_p q \quad (13)$$

열전달에 의해 고체추진제가 점화 온도까지 도달하면 점화 및 연소를 계산하였다. 고체추진제의 연소는 연소율과 형상함수를 이용하여 계산하며 Eq. 14과 같다. 연소율은 압력의 함수로 표현되는 Saint Robert's Law를 이용하였고 Eq. 15와 같이 표현된다[1-7].

$$\dot{m} = \rho_p N S_p \dot{r} \quad (14)$$

$$\dot{r} = \alpha_p P^\beta \quad (15)$$

Eulerian-Lagrangian 접근법에서는 각 상의 지배방정식을 계산하기 위해 다른 상의 물리량을 필요로 한다. 이를 위해 분무 연소 해석에 주로 사용하는 PSIC(Particle Source in Cell) 모델을 사용하여 각 상의 계산에 필요한 물리량을 계산하였다[5-7].

2.3 점화기 해석 모델

이상유동인 강내탄도의 해석 격자는 입자 크기로 인해 전산유체역학에서 사용하는 조밀한 격자보다 성긴 격자를 사용한다. 이로 인해 점화기 주입구를 해석 격자 상에 모사하기에는 제약이 있어 Lumped parameter model과 오리피스 이론식을 이용하여 점화기를 해석하였다[7, 8]. 점화기의 내부 압력은 무차원 강내탄도 해석 코드인 IBHVG2가 사용하는 Lumped parameter model을 이용하여 계산하였다[8]. 점화기 내부 압력은 Eq. 16를 통해 계산하며 점화기 주입구의 질유량은 오리피스의 이론식인 Eq. 17을 통해 계산한다[7].

$$P_{av} = T_{fmean}^{n+1} / \left(V_{pri} - \sum n_{ig} V_{ig} \right) \quad (16)$$

$$\begin{aligned} & \times \left(\sum m_{ig} R_{ig} + m_{air} R_{air} - \sum m_{ign} R_{ign} \right) \\ m_{ign} &= \frac{M_t A_t P_T}{\sqrt{T_T}} \sqrt{\frac{k}{R}} \\ & \times \left(\frac{1}{1 + \frac{k-1}{2} M_t^2} \right)^{\frac{k+1}{2(k-1)}} \end{aligned} \quad (17)$$

2.4 수치 해석 기법

강내탄도 내의 유동장의 속도는 정지 상태에서 서부터 최대 수 천 m/s 까지 증가하므로 이를 해석하기 위해서는 모든 속도 영역을 해석할 수 있는 전산해석 기법이 필요하다. 이에 본 연구에서는 LSHUS (Low-dissipation Simple High-resolution Upwind Scheme) 기법을 사용하였다[6, 7]. 공간 차분법으로 MUSCL과 Minmod 제한자를 사용하였고 시간차분법은 비정상상태 강내탄도를 해석하므로 외재적기법을 사용하였다.

강내탄도는 탄자의 이동에 의해 약실의 공간의 증가하므로 시간에 따라 수치해석 영역이 변화한다. 이에 탄자의 이동에 따른 이동경계면을 해석하기 위해 Ghost cell extrapolation method를 사용하였다[5-7].

3. 해석 결과

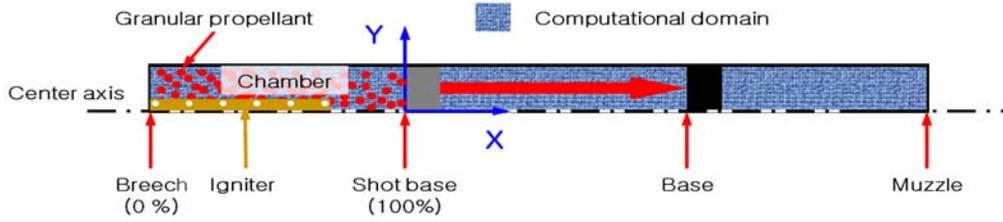


Fig. 2 Schematic diagram of calculation model for interior ballistics

3.1 해석 조건

점화제의 연소율이 NDP에 미치는 영향을 조사하기 위해 축대칭 2차원으로 해석을 수행하였고, 상태방정식은 이상기체 상태방정식을 사용하였다. 강내탄도의 해석 모델 형상은 Fig. 2와 같고, 초기 조건은 Table 3과 같다. 점화기 형상은 Fig. 3과 같이 동일 위치에 2개의 점화제 주입구가 있는 것을 사용하였고 점화기 초기 조건은 Table 4와 같다. 사용한 장약인 고체추진제는 원통형, 단공형, 7공형을 사용하였고, 외형이 동일하도록 외경은 11.43 mm, 높이는 25.4 mm로 하였다[7, 9]. 내경이 있는 단공형과 7공형은 경우에서도 동일한 내경이 갖도록 하였으며 이 내경은 1.143 mm로 하였다[7, 9]. 점화제 형상 또한 불형으로 반경이 1.707 mm이다. 점화기 주입구(side hole) 형상은 Table 5와 같다.

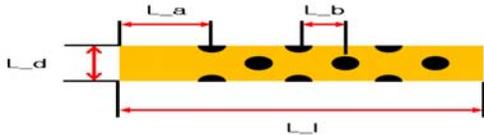


Fig. 3 Igniter dimension

다상유동을 해석하기 위해서는 하나의 격자가 많은 수의 입자를 포함하고 있어야 하므로 초기 약실의 격자는 50×6 개로 구성하였다. 각 격자당 등간격으로 x방향 5개, y 방향 5개로 총 25개의 추진제 입자 그룹(Parcel)을 배치하였고 총 7000 개의 추진제 입자 그룹을 계산하였다. 포구까지 탄자의 이동 거리는 5 m이고, 강내탄도의 초기 기공률은 0.42이다.

Table 3. Initial conditions of interior ballistics

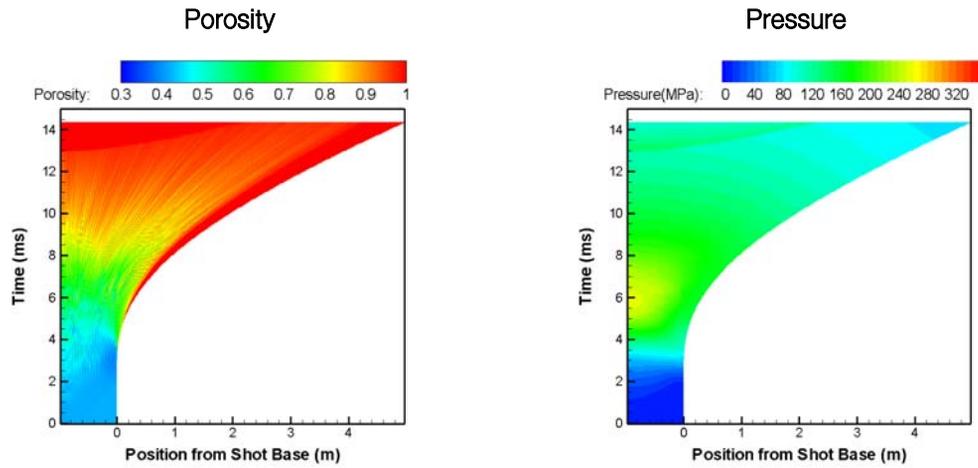
Projectile mass	30 kg
Friction force	17236893 Pa
Propellant density	1569.45 Kg/m ³
Impetus	911665.4 J/kg
Chamber area	0.019478 m ²
Chamber length	0.9675 m
Exponent in burning rate(n)	0.71
Coefficient in burning rate(a)	1.33858e-7 Pa ⁻ⁿ ·m/s
Molecular weight of propellant	22.0 kg/kmol
Specific heat ratio	1.2593
Adiabatic temperature	2417 K

Table 4. Characteristics of igniter[6, 7, 9]

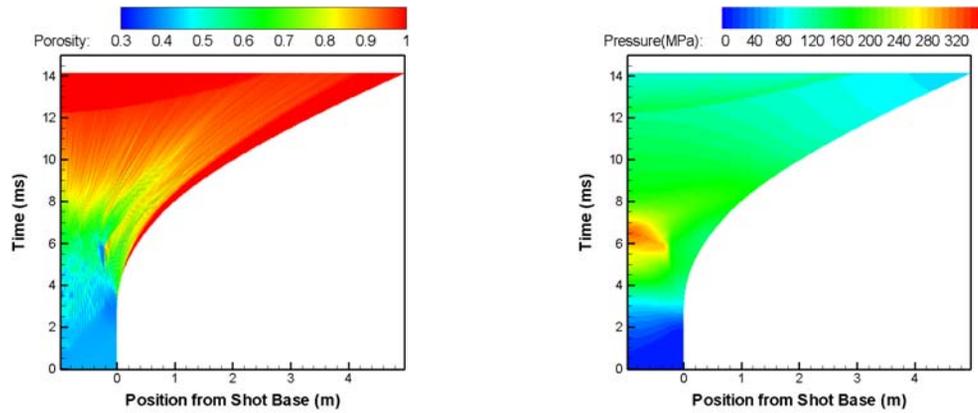
Igniter mass	0.1 kg
Side hole diameter	5.5 mm
Igniter density	1763 Kg/m ³
Igniter impetus	456758.4 J/kg
Igniter diameter(L_d)	0.014 m
Igniter length(L_i)	0.502 m
Igniter exponent in burning rate(n)	0.164
Igniter coefficient in burning rate(a)	0.0026 Pa ⁻ⁿ ·m/s
Molecular weight of igniter	22.0 kg/kmol
Igniter specific heat ratio	1.15
Igniter adiabatic temperature	1942 K

Table 5. Igniter conditions

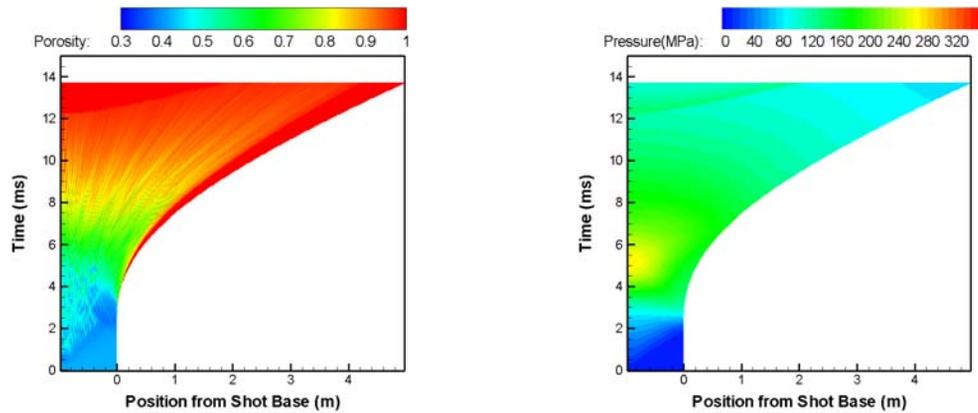
Side hole number	1	2
Position from breech	6.25%	11.25%
Side hole number	3	4
Position from breech	16.25%	21.25%



a) $0.0026 \text{ Pa}^{-n} \cdot \text{m/s}$

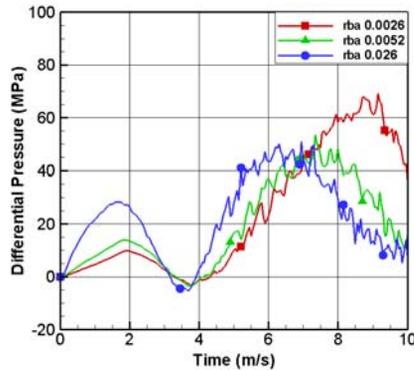


b) $0.0052 \text{ Pa}^{-n} \cdot \text{m/s}$

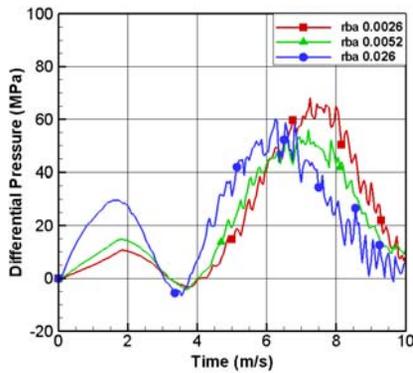


c) $0.026 \text{ Pa}^{-n} \cdot \text{m/s}$

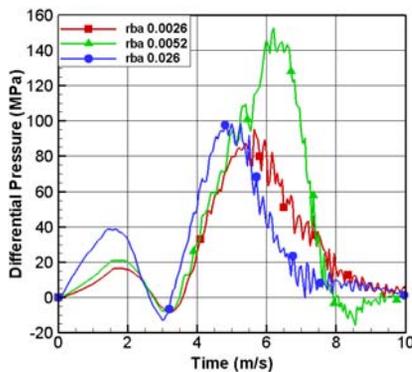
Fig. 4 Porosity and pressure contours according to propellant configurations and igniter coefficients in burning rate



a) Cylinder



b) 1-perforated cylinder



c) 7-perforated cylinder

Fig. 5 Pressure difference from breech to shot base according to propellant configurations and igniter coefficient in burning rate

3.2 해석 결과

축대칭 2차원 강내탄도 전산해석 코드를 이용하여 추진제 형상과 점화제의 연소율 상수를 변경해 가며 수치해석을 수행하였다. 점화제 연소율은 강내탄도의 주요 성능인자인 탄자탈출속도에 미치는 영향이 균일하지 않게 나타났다. 누감형 연소 특성을 가진 원통형 추진제와 중성형 연소 특성을 가진 단공형 추진제를 사용한 경우의 탄자탈출속도는 점화제 연소율에 영향을 거의 받지 않았다. 누진형 연소 특성을 가진 7공형 추진제를 사용한 경우에는 점화제의 연소율 상수가 $0.0052 \text{ Pa}^n \cdot \text{m/s}$ 에서만 탄자탈출속도가 다른 조건의 탄자탈출속도보다 약 15% 정도 상승한 것으로 계산되었다. 이 결과가 발생한 원인 분석하기 위해서 Fig. 4에서 기공률과 약실 압력 분포를 비교 조사하였다. 점화제의 연소율 상수가 $0.0052 \text{ Pa}^n \cdot \text{m/s}$ 인 Fig. 4 b)의 기공률 결과를 보면, 5 ms 초 부근에서 국지적으로 초기기공률보다 적은 기공률 영역이 나타났고 이후 포미에서 압력 급격하게 증가하였다. 즉, 약실 내에 국부적으로 주입되는 점화제의 의해 발생한 유동장이 국부적인 지역에 입자들을 밀집시켜 급격한 압력 상승을 유도하였기 때문이다. 동일한 조건에서 장약의 양을 감소시킨 기공률이 0.5일 때와 점화제 양만을 50 g 감소시켜 계산한 결과에서는 위와 같은 압력 특성은 나타나지 않아 압력을 급격하게 변동시키는 특정 요소가 있는 것을 할 수 있었다.

Figure 5는 추진제 형상에 따른 포미와 초기 탄저 사이의 차압이다. 탄저의 압력이 포미의 압력보다 높아지는 NDP는 연소면적이 증가하고 점화제의 연소율 상수가 커짐에 따라 증가하였다. 특히, 7공형 추진제가 압력 변동 주기가 다른 추진제 형상보다 짧게 나타났다. 즉, 고체추진제의 연소 면적이 시간에 따라 증가할수록 압력 변동 주기가 짧아짐을 알 수 있었다. 이 중 점화제 연소율 상수가 $0.0052 \text{ Pa}^n \cdot \text{m/s}$ 인 경우에는 압력의 변동 주기가 아주 짧아 압력 진동에 의해 포신이나 탄피에 구조적인 문제를 야기할 가능성이 증대되는 것으로 나타났다.

위의 결과를 종합해 볼 때, 점화제의 연소율

상수는 NDP에 영향 주는 것으로 나타났고 약실의 구조적인 안전성에 심각한 영향을 줄 수 있는 점화 조건이 있다는 것을 확인하였다.

4. 결 론

화포가 발전함에 따라 약실 내 압력파가 발생하게 되므로 포신의 안전성에 확보하기 위하여 포미와 초기 탄저 사이의 압력차에서 역압력 구배(NDP)의 크기를 최소화할 필요가 있다. 이에 축대칭 2차원 강내탄도 전산해석 코드를 사용하여 점화제 연소율이 NDP에 미치는 영향을 수치적으로 조사하였다. 추진제 형상에 관계없이 점화제의 연소율 상수가 증가할수록 NDP가 증가하는 것으로 나타났고 7공형 추진제를 사용한 경우에서만 특정한 점화제 연소율 상수에서 약실 내에 급격한 압력 변동이 나타났다. 이는 기공률 분포에서 나타났듯이 유동장에 의해 과립형 고체추진제가 균집을 하였기 때문이다. 따라서 급격한 압력 변동을 방지하기 위해서는 유동장과 고체추진제 입자 밀집과의 인과관계 대한 추가적인 분석 연구가 필요하다.

후 기

본 연구는 방위사업청과 국방과학연구소 지원에 의한 연구결과입니다. 지원에 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. Paul S. Gough, "Initial Development of Core Module of Next Generation Interior Ballistic Model NGEN," ARL-CR-234, 1995

2. Slobodan Jaramaz, Dejan Mickovic and Predrag Elek, "Two-phase flows in gun barrel: Theoretical and experimental studies," International Journal of Multiphase Flow, 2011, pp. 475-487
3. H. Miura, A. Mastuo, Y. Nakamura, "Three-Dimensional Simulation of Pressure Fluctuation in Granular Solid Propellant Chamber within an Ignition Stage," Propellant, Explosives, Pyrotechnics, pp.259-267, 2011
4. J. Nussbaum, P. Helluy, J. M. Herard and B. Baschung, "Multi-Dimensional Two-Phase Flow Modeling Applied to Interior Ballistics," Journal of Applied Mechanics, Vol 78 / 051015, 2011
5. 장진성, 성형건, 이상복, 노태성, 최동환, "점화제 주입에 따른 강내탄도 성능해석," 한국군사과학기술학회지, 제14권, 제1호, 2011, pp.22-29
6. 성형건, 장진성, 최동환, 노태성, "강내탄도의 점화기 해석 모델 개발 및 초기 점화 연구," 제 37회 한국추진공학회 추계학술대회, 2011
7. 성형건, "Eulerian-Lagrangian 접근법을 통한 기체-고체 유동 강내탄도의 특성 연구," 박사학위논문, 인하대학교, 인천, 2012
8. Ronald, D. A. and Kurt D. F., "IBHVG2-A User's Guide," Technical Report, BRL-TR-2829, 1987
9. Hiroaki Miura and Akiko Matsuo, "Numerical Simulation of Projectile Accelerator using Solid Propellant," 44th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, AIAA 2006-1439, 2006